

Influence de la variabilité spatiale du sol sur les structures voisines d'un ouvrage de soutènement

A. MOKEDDEM^a, S.M ELACHACHI^a, H. YÁÑEZ-GODOY^a

a. Université de Bordeaux, I2M, UMR 5295, département GCE.

abdelhammid.mokeddem@u-bordeaux.fr

Résumé

Les normes actuelles régissant le dimensionnement des ouvrages géotechniques se basent souvent sur l'utilisation de coefficients partiels de sécurité pour tenir compte des incertitudes épistémiques (eg. modèle de calcul) ou aléatoires (variabilité des propriétés du sol). C'est le cas des palplanches et des semelles filantes pour lesquels le dimensionnement se fait par ailleurs en section droite et sans prise en compte de la variabilité spatiale des propriétés du sol. Une démarche mécano-fiabiliste est développée pour une configuration de présence d'une semelle filante au voisinage d'une palplanche. Cette démarche permet de prendre en compte à la fois : l'interaction de chaque ouvrage avec le sol (interaction sol-structure ISS) ainsi que l'interaction mutuelle entre ces deux ouvrages, le tout en intégrant la variabilité spatiale du sol à travers l'utilisation de champs aléatoires. Les résultats sont exprimés en termes d'indice de fiabilité, ils nous permettent de montrer l'impact de la variabilité spatiale et de la dimension longitudinale sur le comportement de ces ouvrages et sur le système.

Abstract

Current design standards of geotechnical structures are based on partial safety factors to cover the epistemic uncertainty (due to the selected model for example) and the aleatory uncertainty (due to stochastic variability of soil's properties). This is the case of sheet piles and strip foundations which are designed within cross section and without taking into account the soil spatial variability. A suitable mechanical reliability approach is developed. It allows to model: the individual soil-structure interaction (SSI) of each structure (strip foundation and sheet pile) independently and the mutual interaction between them while integrating the soil spatial variability by generating random fields. The results are expressed by using reliability indices, which allow to observe the effect of the spatial soil variability and the longitudinal dimension on the behaviour of both structures and the system.

Mots clefs : Interaction sol-structure, palplanche, champ aléatoire, fiabilité

Keyword: Soil-structure interaction, sheet pile, random field, reliability

1 Introduction

Le recours aux écrans de soutènement de type palplanches se fait souvent à proximité de structures à étayer comme une voie ferrée, une habitation, un quai, ... Il devient nécessaire de maîtriser la réponse mécanique du soutènement ainsi que le tassement qu'il provoque en amont. Il existe deux types de tassements : le premier est uniforme sur l'ensemble de l'ouvrage avoisinant et le second est différentiel qui se traduit par un écart relatif de déplacement entre deux points de l'ouvrage. L'apparition d'une pathologie majeure (comme la ruine de l'ouvrage par l'atteinte d'un état limite ultime ELU) ou mineure (comme la fissuration de l'ouvrage par l'atteinte d'un état limite de service ELS) est souvent liée au tassement différentiel, ce dernier pouvant s'expliquer par la variabilité spatiale du sol due à son hétérogénéité. D'un point de vue normatif, cette incertitude géotechnique n'est que partiellement représentée à travers les coefficients partiels de sécurité (l'EUROCODE 7 [1]). Par ailleurs, aucune consigne particulière n'est donnée pour intégrer au mieux la variabilité spatiale du sol. A ceci s'ajoute la non prise en compte de la dimension longitudinale (calcul s'effectuant uniquement en section droite) lors du dimensionnement et la négligence, de ce fait, des effets liés à l'interaction sol-structure (ISS). Toutes ces considérations peuvent conduire à un sous dimensionnement ou un surdimensionnement des ouvrages voisins.

Nous nous intéressons dans le cadre de cette communication à l'interaction mutuelle entre une semelle filante se trouvant à proximité d'un rideau de palplanches (Figure 1) tout en intégrant la variabilité spatiale du sol.

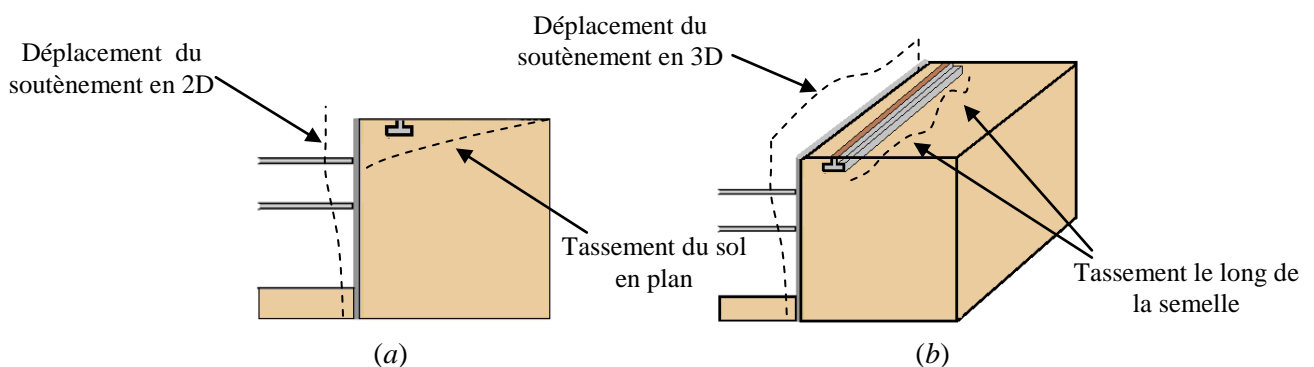


Figure 1. Exemple de comportement d'une configuration de type soutènement + semelle filante voisine en a) 2D et en b) 3D.

Pour répondre à cette problématique (intégration de l'ISS et de la variabilité spatiale du sol dans l'analyse du comportement d'une palplanche et de ses effets sur les structures voisines), une démarche mécano-fiabiliste, à travers les simulations de Monte Carlo, est adoptée. Cette approche mécano-fiabiliste (et également probabiliste) intégrant d'une part la dimension longitudinale (par une modélisation en 3D) et d'autre part la variabilité spatiale (par des champs aléatoires) peut devenir impossible à réaliser de par la taille du problème, le temps de calcul nécessaire ainsi que la complexité relative au couplage éléments finis (EF) et champs aléatoires. Pour cela, nous avons développé une démarche qui consiste à décomposer le problème en trois parties :

- *Modélisation des ouvrages* : dans cette première partie on s'intéresse à la modélisation de l'écran de soutènement par une méthode d'interaction sol-structure basée sur un système de plaque et de coefficients de réaction (MISS-CR-PLQ) [2]. Cette méthode de calcul tridimensionnel est plus efficace que les méthodes classiques (compromis précision-temps de calcul). La semelle filante est modélisée également par un système de poutre sur ressorts élastiques [3].

- *Modélisation de l'incertitude géotechnique* : dans la seconde partie on s'intéresse à la modélisation de la variabilité spatiale du sol en générant des champs aléatoires (C.A) qui intègre la structuration spatiale du sol via la fonction d'autocorrélation.
- *Couplage mécano-fiabiliste* : dans cette dernière étape on relie les deux étapes précédentes pour réaliser un calcul probabiliste ou fiabiliste. Une démarche adaptée a donc été développée en intégrant la parallélisation du processus de Monte Carlo.

2 Modélisation de l'interaction structure-sol-structure

La configuration type traitée dans le cadre de cette communication (Figure 1) permet d'identifier deux types d'interaction sol-structure (Figure 2) :

En action : le sol va interagir avec la semelle engendrant d'une part un tassement initial $U1$ et d'autre part, une transmission de la charge du sol vers l'écran de soutènement,

En réaction : la réponse mécanique de l'écran de soutènement va créer un tassement additionnel $U2$ suite à l'excavation et à l'application de la surcharge extérieure sur la semelle filante. Ce tassement $U2$ va s'ajouter au tassement initial $U1$ pour donner un tassement total UT , ce qui provoque par ailleurs une redistribution des efforts au niveau de la semelle filante.

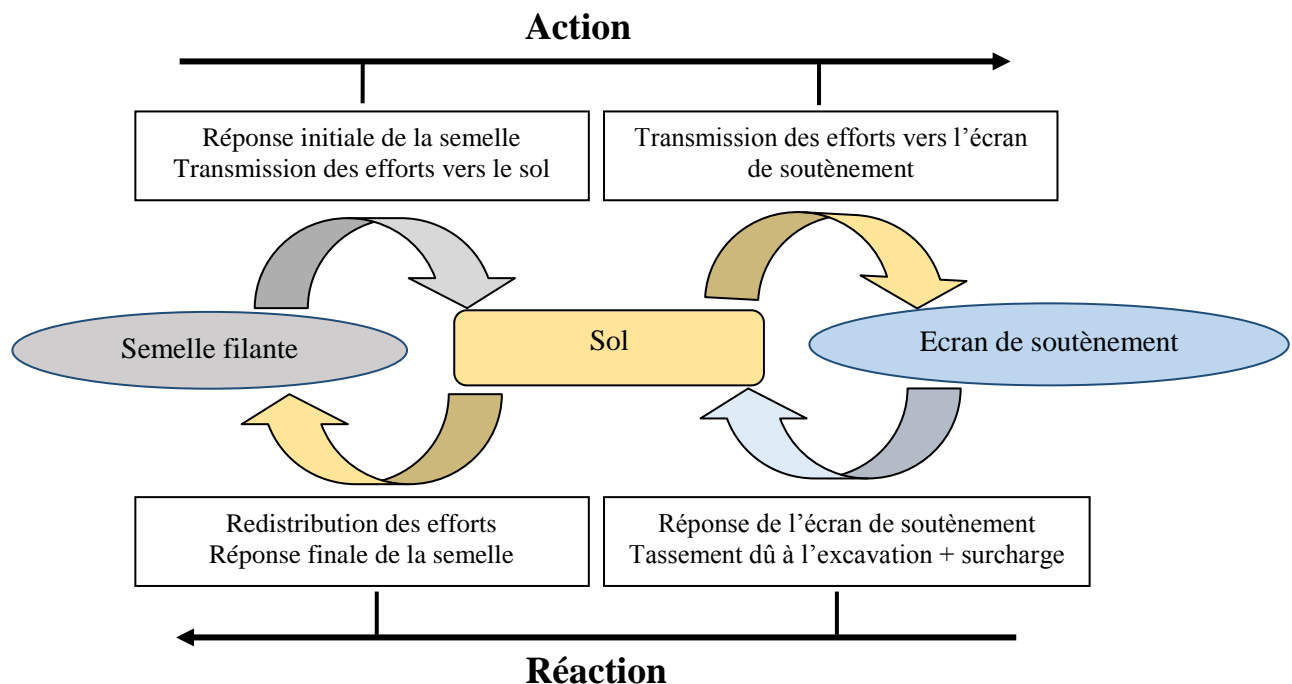


Figure 2. Principe d'interaction entre un soutènement et une semelle filante voisine.

2.1 Interaction semelle-sol-palplanche

2.2.1 Modélisation de l'interaction sol-semelle par la méthode de Winkler

La méthode de Winkler [3] ou poutre sur appuis élastiques (Figure 3) est utilisée. La raideur des ressorts élastiques (K_v) est calculée par l'expression de Gazetas [4]. Celle-ci est basée sur les caractéristiques géométriques de la fondation et celles du sol à travers le module de cisaillement du sol G_s . Il existe peu de spécifications en littérature sur le calcul de ce module, en général, il est assimilé à la valeur moyenne arithmétique du sol. On propose ici de procéder à un calcul par moyenne harmonique en assimilant des couches de sol superposées à un ensemble de ressorts disposés en série.

L'expression de Gazetas [4] (Eq. 1) s'écrit :

$$K_v = k_v n_v \quad [\text{Eq. 1}]$$

avec $B' = B/2$ et $L' = L/2$ et :

$$k_v = \frac{2G_s L'}{1-\nu} \left(0,73 + 1,54 \left(\frac{B'}{L'} \right)^{0,75} \right)$$

$$n_v = \left(1 + \frac{D}{21B'} \left(1 + 1,3 \frac{B'}{L'} \right) \right) \left(1 + 0,2 \left(\frac{H(B'+L')}{B' L'} \right)^{0,667} \right)$$

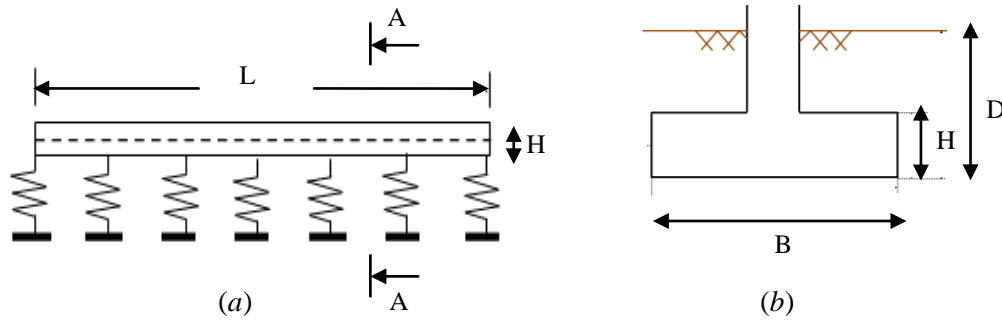


Figure 3. Schématisation a) du modèle de poutre sur appuis élastiques, b) de la coupe A-A de la semelle filante (section droite).

Il est important de savoir que pour un sol considéré comme homogène (raideurs élastiques identiques) la réponse du modèle de Winkler [3] conduit à un tassement uniforme et à des valeurs de moment fléchissant et d'effort tranchant quasiment nuls. En revanche, en intégrant la variabilité spatiale du sol, (raideurs élastiques différentes) cela engendre un tassement différentiel et provoque des efforts internes non nuls.

2.1.2 Projection de l'effort sur la palplanche

La transmission d'une surcharge surfacique partielle ou totale se fait par des méthodes semi-analytiques. Il en existe plusieurs, le choix s'est porté pour l'expression (Eq. 2) [5] qui est schématisée dans la Figure 4. Celle-ci permet de décrire de manière analytique directe les efforts à projeter sur l'écran pour un sol non élastique.

$$\Delta P_{HZ} = \frac{2Q}{\pi} (\beta - \sin(\beta) \cos(2\alpha)) \quad [\text{Eq. 2}]$$

Avec :

$$\beta = \tan^{-1} \left(\frac{X_2}{Z} \right) - \tan^{-1} \left(\frac{X_1}{Z} \right)$$

$$\alpha = \tan^{-1} \left(\frac{X_1 + X_2}{2Z} \right)$$

où β est en radian et Q représente la surcharge surfacique extérieure.

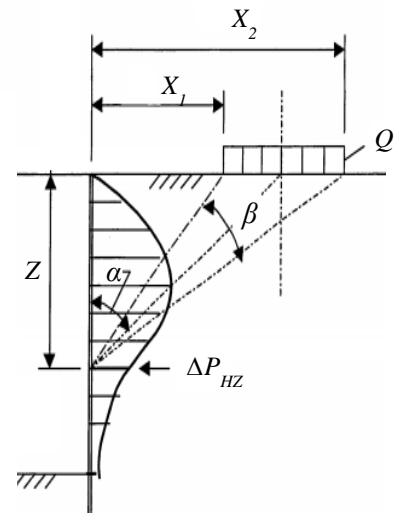


Figure 4. Principe de projection d'une surcharge superficielle partielle sur un soutènement.

2.2 Interaction palplanche-sol-semelle

2.2.1 Modélisation de l'interaction sol-palplanche par MISS-CR-PLQ

La modélisation de l'interaction sol-palplanche est faite via le modèle numérique que nous avons développé MISS-CR-PLQ (Figure 5). Celui-ci procure plus d'efficacité (rapidité) au cours de la résolution par rapport aux méthodes tridimensionnelles classiques (en éléments finis EF ou en différences finies DF). D'un point de vue mécanique, il est basé sur une modélisation simplifiée de l'ISS par des coefficients de réaction assimilés à des ressorts à comportement élastoplastique. Par ailleurs, la palplanche est modélisée comme une plaque à comportement élastique orthotrope. L'orthotropie permet ici (pour ce type d'ouvrage) de rapporter une géométrie non-uniforme de palplanche (profilé en U ou en Z) à une forme simplifiée assimilée à une plaque de section rectangulaire orthotrope ([6] et [7]). Notons que dans la théorie des plaque, la contrainte σ_{zz} (selon l'épaisseur de la plaque) est quasiment nulle ce qui conduit à une matrice réduite.

D'autres éléments structuraux sont également pris en compte :

- des tirants d'ancrage modélisés par des ressorts de comportement élastique,
- des liernes modélisées par des éléments poutres contrairement à l'approche bidimensionnelle où elles ne sont pas intégrées.

S'agissant de la résolution de MISS-CR-PLQ, celle-ci est basée sur un calcul itératif en utilisant des lois de réaction de type force-déplacement (notée aussi p-y [8]) où l'on passe d'une situation initiale au repos ou intermédiaire à une situation d'équilibre après convergence.

L'équation d'équilibre du système s'exprime par l'équation [Eq. 3] :

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial z^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial z^4} = \frac{1}{D_i} \left[p_y(x, z) - K_{SS}(x, z)w \right] \quad [\text{Eq. 3}]$$

Avec : K_{SS} qui représente la raideur de l'interaction sol-structure en chaque point de contact entre le sol et la structure. Cette raideur est calculée en utilisant l'expression de Menard [13], elle constitue la branche élastique de la loi de réaction limitée par des paliers de plasticité, états limites de poussée et de butée (calculés à partir des expressions de Coulomb [14]); w représente le déplacement de la plaque ; $p_y(x, z)$ représente la pression exercée par le sol sur l'ouvrage ; D_i représente la rigidité flexionnelle ou tensionnelle de la plaque.

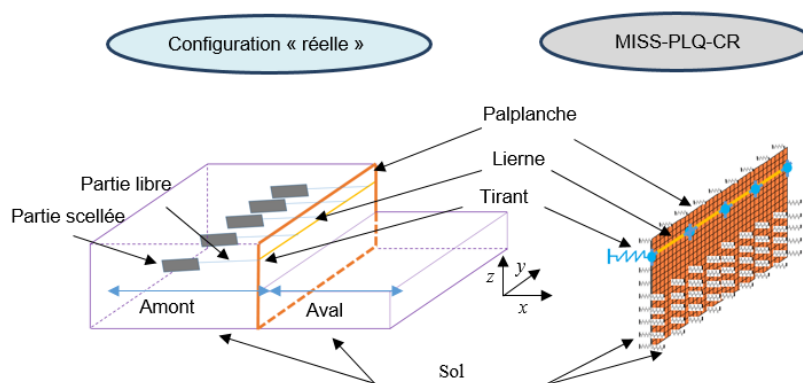


Figure 5. Schématisation de la méthode MISS-CR-PLQ.

• Estimation du tassement provoqué par le déplacement de l'écran

Les résultats obtenus à l'issue de la 1^{ère} étape (MISS-CR-PLQ) ne concernent que la palplanche (moment fléchissant, déplacement, l'effort tranchant, ...). Cette méthode ne permet pas de déterminer de manière directe le tassement du sol se produisant en amont de l'ouvrage de soutènement. Ce dernier est obtenu par l'appel à la méthode de Bowles ([9] selon [8]) basée sur la compensation de volume entre le sol mobilisé en déplacement horizontal et celui mobilisé en tassement à la surface supérieure (Figure 6). Le calcul est organisé en deux étapes :

- La première étape consiste à mener un calcul numérique pour déterminer le déplacement horizontal de la palplanche. Ce résultat conduit à la détermination du volume de terre (correspondant à la surface en 2D) déplacé sur toute la hauteur du profilé (Vo_s).
- La seconde étape consiste à évaluer la zone d'influence D_{INFL} du tassement (la zone amont sur laquelle le tassement se produit) pour ensuite déterminer le tassement à travers l'équation [Eq. 4].

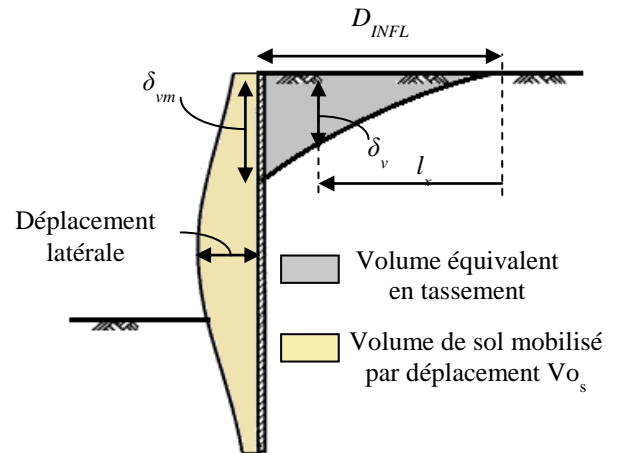


Figure 6. Méthode de Bowles [9] pour l'estimation du tassement.

La zone d'influence D_{INFL} dépend de plusieurs paramètres (ouvrages voisins, propriétés du sol, ...). Elle représente la distance entre le point d'intersection du plan de rupture avec la position initiale de l'écran (tête de soutènement). Notons, que le plan de rupture correspond à la droite qui s'écarte d'un angle α ($\alpha=45 - \phi/2$) par rapport à la verticale (la palplanche).

$$\delta_v = \delta_{vm} \left(\frac{l_x}{D_{INFL}} \right)^2 \quad [\text{Eq. 4}]$$

Avec :

$$\delta_{vm} = \frac{4Vo_s}{D}$$

2.2.2 Redistribution des efforts au niveau de la semelle

Il s'agit d'imposer un déplacement additionnel à la semelle filante ($U2$) provoquant ainsi une redistribution des efforts. Pour rappel, dans un schéma basé sur une représentation par ressorts on peut traduire le déplacement par une force équivalente Feq_i (Eq. 5).

$$Feq_i = K_{vi} z_i \quad [\text{Eq. 5}]$$

Avec K_{vi} qui représente la raideur élastique du ressort au point i et z_i représente le déplacement imposée (tassement) au même point i .

3 Modélisation de la variabilité spatiale du sol

3.1 Génération des champs aléatoires

La modélisation de la variabilité spatiale par champs aléatoires (CA) s'est développée ces dernières années dans le domaine du génie civil pour les matériaux de construction ou les sols. Il existe plusieurs méthodes de génération de CA, nous avons retenu la méthode "Circulant Embedding" (CE) pour son efficacité (rapidité) comme l'a montré [10]. Cette méthode a été développée initialement par [11], elle permet de générer des champs aléatoires gaussiens stationnaires en intégrant la matrice de covariance dans un bloc de matrice circulaire. Le champ aléatoire est d'abord généré dans un espace normé, pour être ensuite transformé dans l'espace physique (cohésion, angle de frottement,...) par des méthodes de transformation isoprobabilistes. Pour ce qui est de la structuration spatiale du sol, le choix s'est porté sur la fonction d'autocorrélation exponentielle $\rho(\tau_V, \tau_H)$, [Eq. 6].

$$\rho(\tau_V, \tau_H) = \exp\left(-\frac{2|\tau_V|}{\delta_V} - \frac{2|\tau_H|}{\delta_H}\right) \quad [\text{Eq. 6}]$$

Où : τ représentant les distances entre deux points corrélés du le champ aléatoire et δ représente la longueur de corrélation qui peut d'ailleurs être mesurée en géostatistique à partir d'un variogramme par exemple. Les indices V et H utilisés représentent respectivement les directions verticale et horizontale.

3.2 Projection de la variabilité dans les modèles de calcul

Le recours à une méthode de génération de champs aléatoires tridimensionnel conduit à des temps de calcul prohibitifs non raisonnable. Pour cela, nous avons donc préféré analyser le problème de manière simplifiée. Pour le cas des palplanches, une étude antérieure que nous avons mené [12] montre que l'influence de la variabilité spatiale générée perpendiculairement à l'écran de soutènement reste peu influente sur le comportement de la palplanche, d'où l'intérêt de ne retenir que le champ aléatoire bidimensionnel parallèle à la palplanche (avec une variabilité selon la profondeur et l'autre selon la longueur de l'ouvrage). Pour ce qui est de la semelle, on peut également suivre le même raisonnement en considérant uniquement l'effet de la variabilité spatiale sous-jacent à la semelle filante. Pour rappel et comme précisé au §2.2.1, nous avons opté pour la valeur moyenne harmonique de G_S lors du calcul des raideurs de l'interaction sol-semelle. En faisant ce choix, il est nécessaire de savoir à quel niveau de profondeur et combien de couches doivent être prises en compte. Pour cela, une étude paramétrique a été menée (non présentée dans cette communication), qui a permis de constater que pour des configurations géologiques identiques à celles présentées dans le §5.1 ci-dessous (composée d'une couche superficielle faiblement rigide et d'une couche inférieure fortement rigide), c'est plutôt la couche superficielle qui impacte le plus sur le tassement. Nous avons donc procédé à un calcul de moyenne harmonique uniquement sur la couche superficielle.

Pour résumer cette démarche, nous supposons que pour chaque simulation de Monte Carlo, quatre champs aléatoires différents sont générés. Trois C.A sont destinés à la représentation des propriétés du sol en contact avec la palplanche (angle de frottement φ , cohésion c et module pressiométrique E_p) et un dernier est utilisé pour décrire la variabilité de la raideur du sol (module pressiométrique) sous-jacent à la semelle filante.

4 Couplage mécano-fiabiliste

La démarche de couplage développée est organisée en quatre phases (Figure 6) :

- *La première phase* consiste à introduire les données caractérisant la géométrie, les caractéristiques mécaniques des structures (palplanche, tirant, ...), le sol et ces incertitudes.
- *La deuxième phase* consiste à mettre en place les données de calcul pour alimenter le code de calcul par éléments finis. Plusieurs étapes intermédiaires constituent la procédure de génération de champs aléatoire. A l'issue de ces étapes intermédiaires les lois de réaction sont construites et prêtes à l'utilisation par le code en éléments finis.
- *La troisième phase* consiste à procéder à la résolution par éléments finis. Cette phase est généralement la plus contraignante puisqu'elle nécessite de reproduire le calcul par éléments finis un certain nombre de fois N_{SIM} (dans cette communication $N_{SIM} = 10^5$ simulations). Pour éviter un calcul séquentiel, nous avons parallélisé les simulations de Monte Carlo sur le cluster AVAKAS de l'université de Bordeaux ce qui génère un gain de temps estimé à 98,5%.
- *La quatrième* étape consiste à post traiter les résultats mécaniques obtenus (moment fléchissant, contrainte, ...) et de les décrire de manière probabiliste ou fiabiliste par état limite (ultime ou de service). Une description du système peut également être faite par la fiabilité/probabilité de défaillance du système.

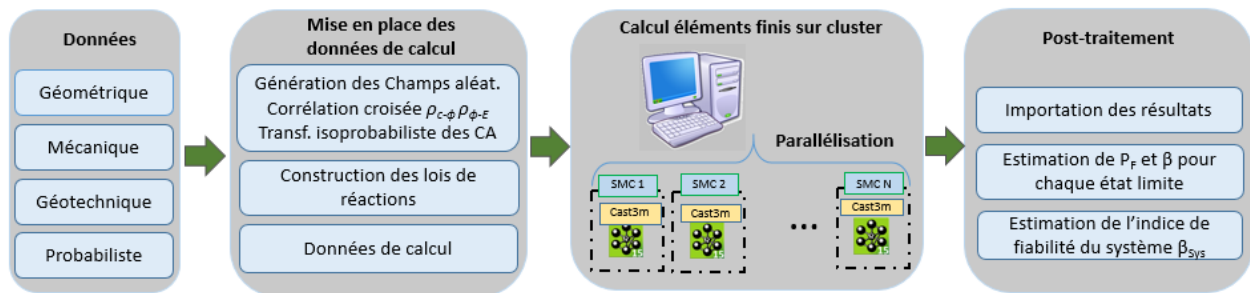


Figure 6. Organigramme du couplage mécano-fiabiliste.

4.1 Défaillance par état limite et défaillance du système

4.1.2 Défaillance par état limite

La détermination de la probabilité de défaillance (et par conséquent de l'indice de fiabilité) se fait à travers la définition de la fonction de performance $G(x)$ exprimée pour chaque mode de défaillance [Eq. 7].

$$G(x) = R(x) - S(x) \quad [\text{Eq. 7}]$$

Avec : R et S représentent respectivement la résistance et la sollicitation vis-à-vis du mode de défaillance évalué en un point donné x .

La détermination de la probabilité de défaillance se fait par le rapport du nombre de cas défaillants $N_{G(x) \leq 0}$ sur le nombre total de simulations N_{Simul} [Eq. 8]. Ce même résultat peut être exprimé en termes d'indice de fiabilité β via la loi normale standard inverse Φ^{-1} .

$$p_f = P[G(x) \leq 0] = \frac{N_{G(x) \leq 0}}{N_{simul}} \quad [\text{Eq. 8}]$$

Les états limites retenues pour ce type de configuration sont regroupés en trois familles, leurs définitions sont données au Tableau 1. La nature de la défaillance G varie d'un élément à un autre. Par exemple pour le sol, la non convergence est souvent le test le plus abouti. Pour les structures (ELU2), il s'agit souvent de vérifier le dépassement de la contrainte maximale. Enfin, pour les structures voisines (ELU3), on s'intéresse plutôt au dépassement des seuils de tassement maximal et de tassement différentiel.

Tableau 1. Définition des états limites.

Type	Elément	Explication	Expression/explication numérique
ELU1 Géotechnique	Sol.1	Butée insuffisante, plastification totale des ressorts de l'ISS	Test de convergence
	Sol.2	Instabilité du système sol-structure, critère de convergence non respecté au cours du calcul itérative	Test de convergence
ELU2 Structurel	Palplanche	Rupture par plastification de la planche	$\sigma_{Von} = \sqrt{\frac{M_{YY}^2 + M_{ZZ}^2 - M_{YY}M_{ZZ} + 3M_{YZ}^2}{W_{ELp}^2}}$
	Tirant	Rupture à la traction du tirant	$\sigma_T = T_T / A_T$
	Lierne	Rupture par plastification de la lierne	$\sigma_L = M_L / W_{ELwL}$
ELU3 Urbain	Semelle filante	Déplacement important de l'ouvrage	Tassement maximal d_{max} Tassement différentiel δ_d

Où : M_{YY} et $M_{YY}M_{ZZ}$ sont les moments fléchissants de la palplanche selon les axes y et z ; W_{ELp} est le module élastique de la palplanche ; σ_{Von} est la contrainte équivalente de Von Mises ; f_a est la contrainte limite de l'acier ; σ_T est la contrainte du tirant ; T_T est l'effort de traction du tirant ; A_T est la section du tirant ; σ_L est la contrainte maximale dans la lierne ; M_L est le moment maximum dans la lierne ; W_{ELwL} est le module élastique de la lierne.

4.1.2 Défaillance du système

La défaillance d'un ouvrage de soutènement ainsi que les effets sur son environnement urbain sont assimilées à un système en série, dans lequel la défaillance d'un état limite conduit nécessairement à la défaillance de l'ensemble du système. L'expression couramment utilisée pour la détermination p_{sys} pour des états limites non corrélés est donnée dans l'équation [Eq. 9] :

$$p_{sys} = 1 - \prod_{i=1}^n (1 - p_i) \quad [\text{Eq. 9}]$$

Avec : n étant le nombre d'état limite considéré et p_i la probabilité de défaillance de l'état limite i .

5 Analyse fiabiliste

5.1 Cas d'étude

Une présentation synthétique du cas d'étude est donnée dans cette partie. L'ouvrage de soutènement considéré est un rideau de palplanches de type AU 16 implanté dans un sol bi-couches (cf. Tableau 2) à dominance sableuse. Un dispositif de tirants précontraints d'une force admissible de 340kN et d'une section de 560mm² est mis en place. Ces tirants sont inclinés de 45° et espacés de 3m. Des liernes longeant l'écran et formées de deux UPE 240 sont mises à la profondeur des têtes d'ancrage. Les dimensions de l'ouvrage et les profondeurs de la nappe phréatique sont indiquées en Figure 7.

Une fondation est à proximité de la palplanche et posée à la surface du sol ($D = 0$). Sa largeur B est égale à 0,75m, sa hauteur H est égale à 0,25m et son étendue L est égale à 20m.

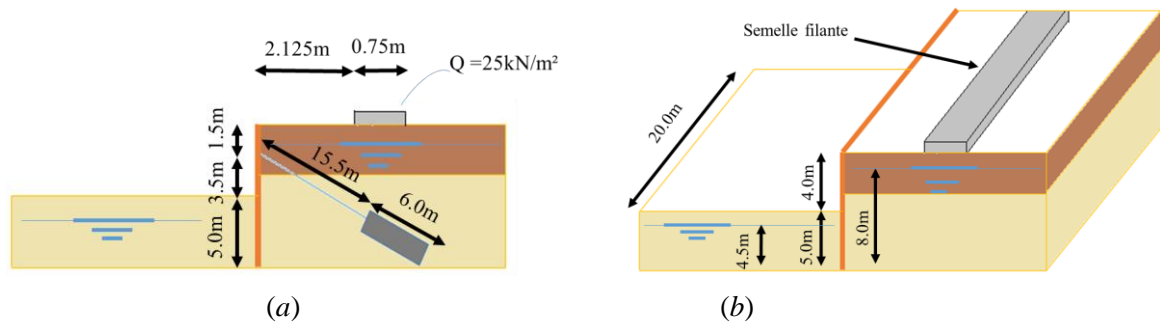


Figure 7. Dimensions du cas d'étude : a) en plan b) spatiales.

Concernant les valeurs seuils des ELU utiles pour le calcul de P_f et de β , elles se résument à :

- f_{li} est de 240MPa pour la palplanche et la lierne,
- f_{li} est de 1570MPa pour les tirants,
- d_{max} est de 65mm pour la semelle filante,
- δ_d est de 20mm pour la semelle filante.

Notons que pour les valeurs seuils de tassement varient selon le pays et selon le type d'ouvrage considéré.

Tableau 2. Propriétés géotechniques.

Couche	Type	Profondeur [m]	γ [kN/m ³]	γ' [kN/m ³]	ϕ [°]	c [kPa]	E_p [MPa]
1	Tourbe	[0, 4]	13,1	12,1	23,9	7,5	1,27
2	Sable	[4, 9]	20,0	12,0	35,0	0	25,00

Trois propriétés du sol sont modélisées par des champs aléatoires : la cohésion c , l'angle de frottement ϕ et le module pressiométrique du sol E_p . Pour chaque propriété, le choix s'est porté sur une distribution de type lognormal garantissant ainsi des valeurs aléatoires positives après transformation isoprobabiliste. Les coefficients de variation sont respectivement de 40%, 20% et 50% pour c , ϕ et E_p .

5.2 Résultat d'une seule simulation de Monte Carlo

On s'intéresse aux résultats issus d'une seule simulation de Monte Carlo (Figure 8 et Figure 9).

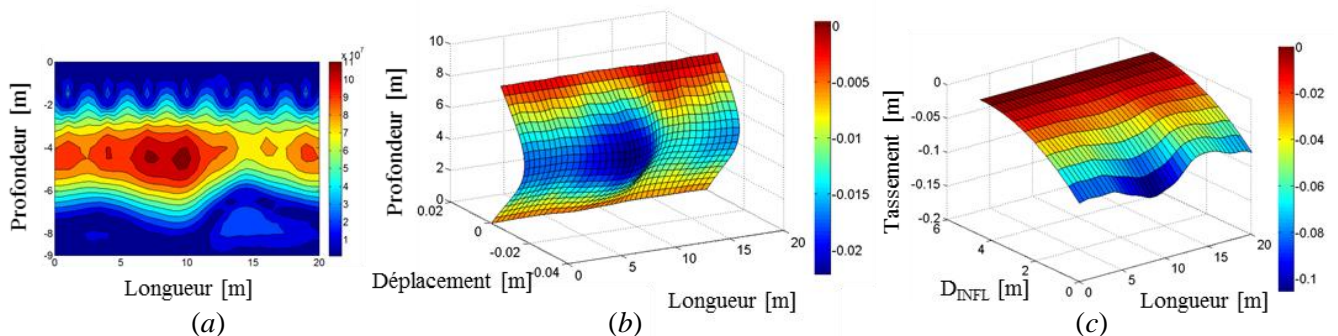


Figure 8. Résultats d'une simulation avec $\delta_v=5m$ et $\delta_H=50m$: a) contrainte équivalente de Von Mises, b) déplacement de la palplanche, c) surface de tassement derrière la palplanche.

L'intérêt de ce type d'illustration est de montrer la non constance du comportement mécanique (manifesté par des résultats comme le déplacement, la contrainte ou autre) sur l'étendue de l'ouvrage contrairement à une approche classique déterministe ou non déterministe. En effet, on s'aperçoit

clairement que d'une part, il y'a une concentration de contrainte sur quelques profilés (entre 9 et 10m sur la longueur de l'ouvrage Figure 8.a), et d'autre part de la présence d'un déplacement (Figure 8.b) qui est à l'origine du tassement différentiel (Figure 8.c).

S'agissant du comportement de la semelle filante on montre (Figure 9) trois sorties : le tassement, le moment fléchissant et l'effort tranchant (Figure 9.a, b et c). Pour chaque sortie on s'intéresse à la réponse de la fondation dans deux situations :

- une première situation correspondant à la réponse de la semelle suite au tassement initial $U1$,
- une deuxième situation, correspondant à la réponse de la semelle suite au tassement total UT qui représente pour rappel la résultante des tassements initial $U1$ et celui induit par l'excavation $U2$.

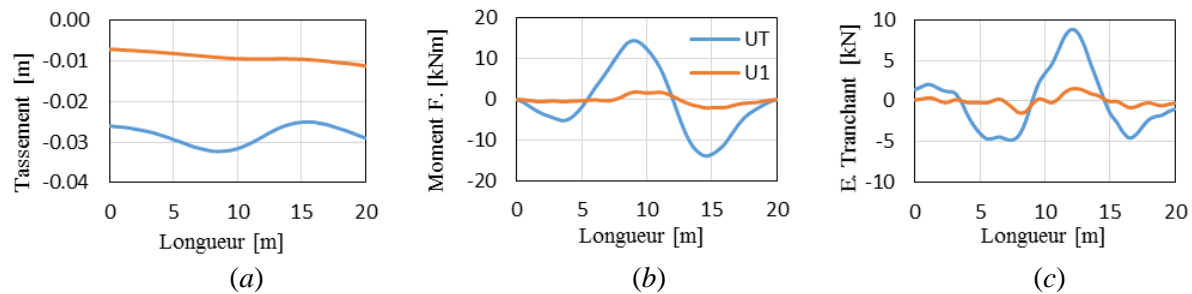


Figure 9. Résultats d'une simulation avec $\delta_v=5m$ et $\delta_H=50m$: a) tassement, b) moment fléchissant et c) effort tranchant.

Sur cette simulation, les résultats obtenus nous permettent de faire les constats suivants :

- Concernant le tassement (Figure 9.a), on s'aperçoit que la valeur maximale de UT vaut $d_{max} = 3,2$ cm alors qu'elle est égale 1,1 cm pour $U1$. A ceci s'ajoute l'apparition d'un tassement différentiel δ_d plus important pour UT de l'ordre de 7mm sur une distance de 8 m (entre les abscisses 8,5m et 16,5m).
- Pour ce qui est des moments fléchissants et des efforts tranchants (Figure 9.b et c) on constate que la redistribution des efforts a un impact considérable. En effet, en comparant les valeurs maximales pour UT et $U1$ on s'aperçoit d'une augmentation de l'ordre de 7 fois et 4 fois plus importante respectivement pour le moment fléchissant et l'effort tranchant.

5.3 Influence des longueurs de corrélations

On s'intéresse dans cette partie à l'influence des longueurs de corrélation (transversale et longitudinale) sur les indices de fiabilité β pour les états limites ELU1 et ELU2. Les intervalles de longueur de corrélation sur chaque direction sont définis : $\delta_v=[0,5 - 10m]$ et $\delta_H=[10 - 100m]$ comme illustré sur la Figure 10 de la grille des longueurs de corrélation, et résumé dans le Tableau 3. Chaque cas est constitué d'un couple de longueurs de corrélation, l'abréviation en lettre "C" est utilisé pour exprimer un "cas". Notons que dans cette partie les paramètres ne sont pas corrélés entre eux.

Tableau 3. Longueurs de corrélation.

	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8	C9
δ_v [m]	0,5	0,5	0,5	5	5	5	10	10	10
δ_H [m]	10	50	100	10	50	100	10	50	100

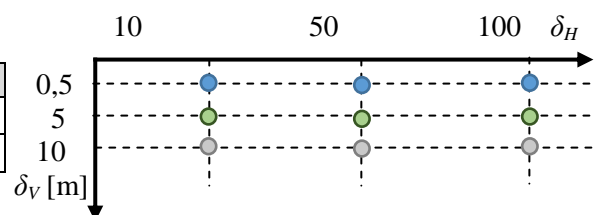


Figure 10. Grille des longueurs de corrélation.

5.3.1 Analyse de l'ELU1 et ELU2 issus du calcul par MISS-CR-PLQ

On traite dans un premier temps uniquement les résultats issus du calcul réalisé avec MISS-CR-PLQ (Figure 11). Ceux-ci nous permettent de faire les constats suivants :

- Concernant l'influence de δ_V on peut dire que l'augmentation de ce paramètre statistique conduit à la diminution de β surtout sur l'intervalle de $[0,5 - 5\text{m}]$ indépendamment de l'ELU évalué. Par exemple dans la Figure 7.d où $\delta_V = 10\text{m}$ on passe de $\beta = 9$ à $\beta = 3,3$. La diminution sur l'intervalle $[5 - 10\text{m}]$ est moins prononcée.
- Par ailleurs, l'influence de δ_H sur l'indice β est différente selon l'état limite évalué en plus de l'intervalle d'étude. En effet, pour l'ELU1 les mêmes constats faits pour δ_V restent valables, par contre pour l'ELU2 et particulièrement pour les courbes représentant $\delta_V = 5\text{m}$ et $\delta_V = 10\text{m}$ on s'aperçoit d'un comportement contraire à celui observé précédemment puisque l'augmentation δ_H se manifeste par l'augmentation de β .
- Les figures 11. (c et f) représentent les isovaleurs de l'influence combinée des paramètres δ_V et δ_H .

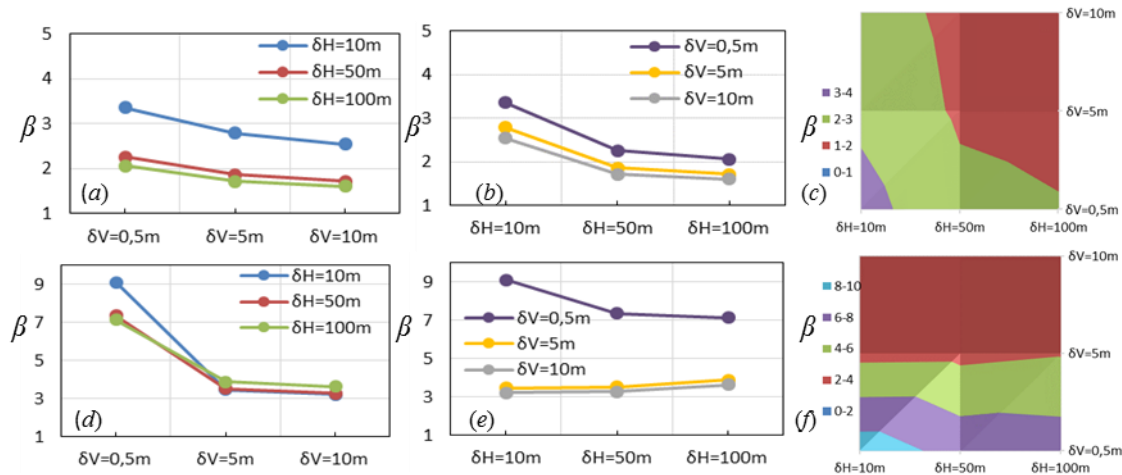


Figure 11. Influence des longueurs de corrélations a) influence de δ_V sur l'ELU1, b) influence de δ_H sur l'ELU1, c) influence de δ_V et δ_H sur l'ELU1, d) influence de δ_V sur l'ELU2, e) influence de δ_H sur l'ELU2, f) influence de δ_V et δ_H sur l'ELU2 ;

5.3.2 Analyse de l'ELU3 issu de la redistribution des efforts

On traite dans cette partie les résultats issus de la redistribution des efforts au niveau de la semelle filante (Figure 12). Ceux-ci nous permettent de faire les constats suivants :

- Concernant l'influence de δ_V la tendance reste la même que pour l'ELU1 et l'ELU2, c'est-à-dire qu'une augmentation de ce paramètre statistique a tendance à faire diminuer β . Une grande sensibilité vis-à-vis de δ_V est observée sur l'intervalle $[0,5 - 5\text{m}]$. Par contre, peu de variation est observée sur l'intervalle $[5 - 10\text{m}]$.
- Pour ce qui est de δ_H , la tendance est différente que pour δ_V . En effet, l'indice β a plutôt tendance à augmenter pour une augmentation de δ_H , certes avec une sensibilité relativement plus faible que dans le sens vertical.
- Les figures 12. (c et f) représentent les isovaleurs de l'influence combinée des paramètres δ_V et δ_H .

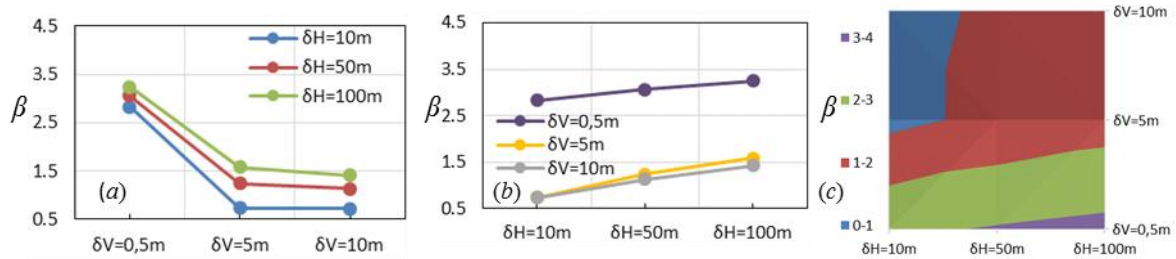


Figure 12. Influence des longueurs de corrélations a) influence de δ_V sur l'ELU3, b) influence de δ_H sur l'ELU3, c) influence de δ_V et δ_H sur l'ELU3.

5.4 Défaillance du système

On s'intéresse dans cette partie à la défaillance du système. Les résultats sont exprimés en termes d'indices de fiabilité pour chaque état limite (ELU1, ELU2 et ELU3 respectivement β_1 , β_2 et β_3) et pour le système (β_{sys}).

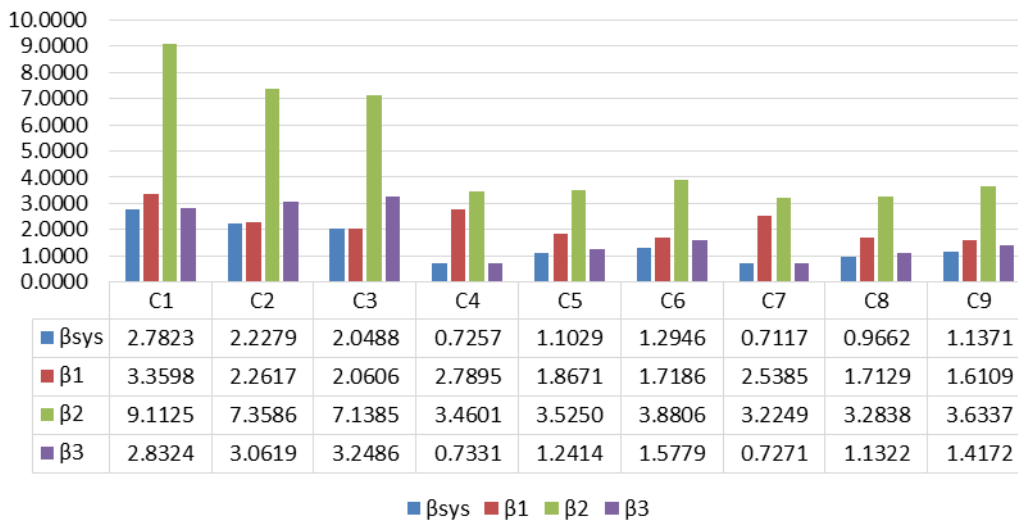


Figure 13. Fiabilité de défaillance du système sol-palplanche.

Les résultats obtenus (Figure 13) montrent l'influence considérable de l'ELU3 lié au tassement de la semelle filante sur la défaillance du système. En effet, les valeurs de β_{sys} et celles de β_3 (ELU3) sont très proches ce qui montre la dominance de cet ELU sur le comportement du système. Pour rappel, le calcul de β_{sys} peut être assimilé au cumul des probabilités des différents états limites [2], l'ELU le plus influant induit à la fiabilité la plus proche de β_{sys} (§4.1.2).

6 Conclusion

La démarche présentée dans cette communication constitue un prolongement de travaux antérieurs que nous avons menés et dans lesquels nous nous sommes intéressés au comportement tridimensionnel des palplanches avec prise en compte de la variabilité spatiale du sol [2]. Cette extension a permis de traiter le cas de la présence d'une structure voisine ici une semelle filante disposée le long de la palplanche. L'approche normative actuelle étant limitée par les outils de calcul et les ressources informatiques disponibles pour les ingénieurs, ne permet pas de modéliser rigoureusement le comportement de ce type d'ouvrage. Nous avons développé une démarche mécano-

fiabiliste modélisant le comportement des ouvrages (semelle filante et palplanche) de manière simplifiée tout en intégrant à la fois l'interaction de chaque ouvrage avec le sol indépendamment, mais aussi de leur interaction mutuelle.

Les résultats obtenus pour le cas d'étude traité ici montrent l'impact de la variabilité spatiale sur le comportement des écrans de soutènement, de la semelle filante et de l'interaction entre les deux. Ce type de démarche peut être utilisé dans une optique d'optimisation technico-économique.

Références

- [1] NF EN 1997-1. Eurocode 7 : Calcul géotechnique, Norme française, Afnor, 2005
- [2] A. Mokeddem, S. M. Elachachi, H. Yanez-Godoy, Analysis of longitudinal behaviour of sheet pile walls integrating spatial variability of the soil, ICOSAR 2017(under review), 2017.
- [3] E. Winkler, Die Lehre von Elastizität und Festigkeit (on elasticity and fixity), Dominicus, Prague, 1867.
- [4] G. Gazetas, R. Dobry, J.L. Tassoulas, Vertical Response of Arbitrarily Shaped Embedded Foundations, Journal of Geotechnical Engineering 111 (6): 750-771.
- [5] R. W. Strom and R. M. Ebeling, State of the Practice in the Design of Tall, Stiff, and Flexible Tieback Retaining Walls Report, 2001
- [6] E. Ventsel, T. Krauthammer. Thin plate and shells, Theory, analysis, and application. CRC Press 2001 Print ISBN: 978-0-8247-0575-6.
- [7] S.P Timoshenko, S. Woinowski-Krieger, Theory of Plates and Shells. 2nd. edn, (1959), McGraw-Hill, New York.
- [8] C. Y. Ou. Deep Excavation Theory and Practice, Department of Construction Engineering. Taylor & Francis Group, London, UK, 2006.
- [9] J. E. Bowles, Mat Design, JACI, vol. 83, no. 6, NovDec, pp. 1010-1017, 1986.
- [10] X. H. Dang, Identification de la variabilité spatiale des champs de contraintes dans les agrégats polycristallins et application à l'approche locale de la rupture, Thèse de doctorat, Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II, 2012.
- [11] C. Dietrich, G. Newsam, A fast and exact method for multidimensional Gaussian stochastic simulation, Water Resour. Res., (8), 2861–2869, 1993.
- [12] H. Yanez-Godoy, A. Mokeddem, S. M. Elachachi, Influence of spatial variability of soil friction angle on sheet pile walls' structural behavior, Georisk: Assessment And Management Of Risk For Engineered Systems And Geohazards. Published online DOI 10.1080/17499518.2017.1297465, 2017.
- [13] L. Menard, G. Bourdon, A. Houy, Etude expérimentale de l'encastrement d'un rideau en fonction des caractéristiques pressiométrique du sol de fondation, Sols-Soils, n°9, 1964, p 11-27, 1964.
- [14] C.A. Coulomb, Essai sur application des règles de maximis et minimis a quelques problèmes de statique, relatifs à l'architecture, Mem. Roy. des sciences, Paris, Vol. 3, 1776.